

# ESTUDIO EXPERIMENTAL Y NUMÉRICO DEL COMPORTAMIENTO DE LÁMINAS DE ACERO SOMETIDAS A IMPACTO DE MEDIA Y ALTA VELOCIDAD

J. A. Rodríguez-Martínez<sup>1,\*</sup>, A. Rusinek<sup>2</sup>, R. Zaera<sup>1</sup>, A. Arias<sup>1</sup>, J. R. Klepaczko<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras, Universidad Carlos III de Madrid, Avda. de la Universidad 30, 28911 Leganés, Madrid. E-mail: jarmarti@ing.uc3m.es

<sup>2</sup> Laboratorio de Física y Mecánica de Materiales, UMR CNRS 75-54, Universidad Paul Verlaine de Metz, Ile du Saulcy, 57045 Metz cedex, France

## RESUMEN

En este trabajo se ha analizado experimental y numéricamente la respuesta mecánica de láminas de acero de bajo contenido en carbono (mild steel ES) sometidas a impacto de media y alta velocidad (40 m/s-300 m/s). El dispositivo experimental desarrollado, basado en la técnica de la barra Hopkinson, ha permitido constatar la influencia de la fricción en los mecanismos de fallo del componente. El comportamiento del material se ha modelizado mediante la ecuación constitutiva de Rusinek-Klepaczko, implementada a tal efecto en el código de elementos finitos ABAQUS/Explicit. La validación de los resultados numéricos con los datos de los ensayos experimentales realizados se ha llevado a cabo en términos de tiempo de fractura, evolución fuerza-tiempo, límite balístico y modo de fallo. Las simulaciones numéricas consideran la influencia de la forma del proyectil en el modo de fallo y en particular en la aparición del fenómeno de “petalling”. La utilización de simulaciones 3D ha permitido reproducir con precisión la asimetría característica de este tipo de procesos.

## ABSTRACT

In the present work it is experimentally and numerically analyzed the mechanical response of steel sheets subjected to medium and high impact velocity (40 m/s – 300 m/s). The experimental device developed, based on the Hopkinson bar technique, has allowed to evaluate the influence of friction in the fracture mechanics of the steel sheets. The material behaviour has been modelled using the Rusinek-Klepaczko constitutive relation which has been implemented into the FE code ABAQUS/Explicit via user subroutine. The validation of the results obtained from the numerical simulations has been made in terms of failure time, force-time history, ballistic limit and failure mode. The numerical simulations consider the influence of the projectile shape in the failure mode and particularly the petalling process apparition. The use of 3D simulation technique has permitted to reproduce accurately the asymmetry of this kind of processes.

**PALABRAS CLAVE:** Modelo de Rusinek-Klepaczko (RK), criterio de fallo, perforación, absorción de energía

## 1. INTRODUCCIÓN

El comportamiento de los materiales bajo solicitaciones dinámicas tiene un considerable interés ya que permite dar respuesta a multitud de problemas de aplicación en campos como el civil, militar, aeronáutico y automoción. En particular, recientemente, se ha suscitado un especial interés en el proceso de perforación resultante del impacto de proyectiles indeformables sobre placas metálicas [1-4]. Este tipo de sollicitación se caracteriza por la aparición del fenómeno de “*petalling*” cuando se utilizan impactadores ojivales, hemisféricos o cónicos, si bien este efecto es dependiente de la velocidad de impacto. Cuando el valor de la misma está próximo al del límite balístico (máximo valor de la velocidad para detención del impactador) el proceso de *petalling* puede ser reemplazado por el de “*crack opening*” debido a la disminución del nivel de deformación circunferencial en la placa. En cambio, para valores elevados de velocidad de impacto en relación al límite balístico, los efectos

inerciales cobran relevancia en el proceso de perforación y el modo de fallo cambia de *petalling* a fragmentación completa en la zona directamente afectada por el impacto [5]. Por ello y para una correcta predicción del mecanismo de fallo, es necesario definir adecuadamente el comportamiento del material, de modo dependiente con el endurecimiento por deformación,  $\bar{\epsilon}_p$ , la velocidad de deformación  $\dot{\bar{\epsilon}}_p$  y el incremento de temperatura  $\Delta T$  responsable del ablandecimiento térmico. En este trabajo se presenta un estudio experimental y numérico del comportamiento de láminas de acero de bajo contenido en carbono (mild steel ES) sometidas a impacto perpendicular de proyectiles hemisféricos y cónicos. Los ensayos de impacto se han llevado a cabo en un dispositivo adaptado de barra Hopkinson desarrollado al efecto por los autores. La realización del análisis numérico se ha llevado a cabo en el código de elementos finitos ABAQUS/Explicit. Para la simulación numérica se ha empleado una configuración 3D que permite un análisis completo del problema ya que las configuración

axilsimétrica, utilizada tradicionalmente en este tipo de problemas, no resulta válidas para el estudio del fallo por *petalling*, ya que se trata de un proceso asimétrico.

## 2. DISPOSITIVO EXPERIMENTAL

Al objeto de proceder a la validación de los resultados de las predicción numéricas se ha desarrollado un dispositivo experimental específico en el Laboratorio de Física y Mecánica de los Materiales (LPMM) de la Universidad Paul Verlaine de Metz (Francia). La configuración experimental, utiliza un dispositivo de barra Hopkinson, que permite determinar tanto la velocidad de impacto como el desplazamiento de la probeta durante el ensayo mediante la utilización de un sistema de sensores ópticos, Fig. 1. Una descripción más exhaustiva sobre este dispositivo experimental se puede encontrar en [6]. Se ensayaron láminas de acero de espesor  $t = 0.8\text{mm}$  y diámetro  $\phi_t = 30\text{mm}$  sometidas al impacto de proyectiles hemisféricos de diámetro  $\phi_p = 22\text{mm}$  y masa  $M_p = 0.154\text{kg}$  a una velocidad máxima,  $v_0^{\max} \approx 100\text{ m/s}$ . Para analizar la influencia de la fricción, se aplicó condición seca o lubricada en el contacto proyectil-placa

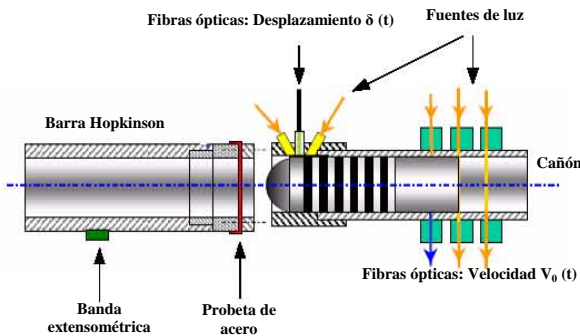


Fig. 1. Esquema del dispositivo experimental

## 3. DEFINICIÓN DEL COMPORTAMIENTO DEL ACERO

El estudio se ha centrado en el comportamiento del acero de bajo contenido en carbono mild steel ES. Este acero presenta múltiples aplicaciones estructurales, principalmente, en el sector de la automoción [7-9]. No se pretende en este análisis realizar una caracterización sistemática de diferentes tipos de aceros sino analizar el comportamiento de este tipo de componentes sometidos a impacto. La composición del acero considerado se muestra en la Tabla 1. Para su modelización, en este trabajo se ha empleado la relación constitutiva de Rusinek-Klepaczko (RK) [10]. Este modelo permite una definición precisa del comportamiento del material en todo del rango de velocidad de deformación Fig. 2.

Tabla 1. Composición del acero mild steel ES (% en peso)

Mn	Al	Cr	C	Ni	S
0.203	0.054	0.041	0.03	0.018	0.011
Cu	Si	P	N	Ti	
0.009	0.009	0.008	0.0063	0.002	

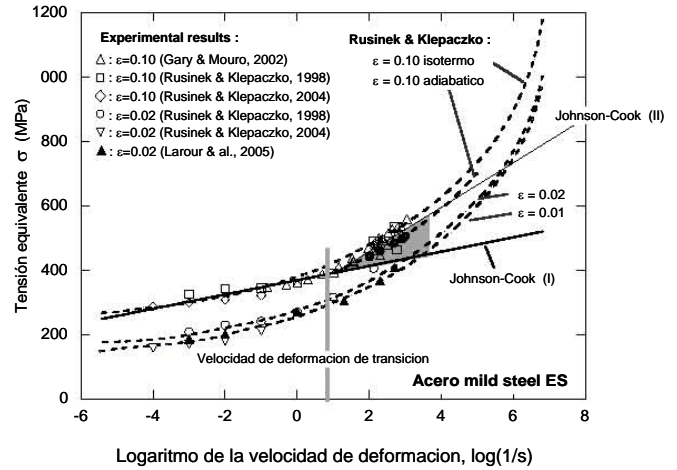


Fig. 2. Sensibilidad a la velocidad de deformación del acero mild steel ES. Comparación entre resultados experimentales y el modelo RK

En el modelo RK la tensión total se descompone en dos partes, la primera presenta dependencia de la velocidad de deformación, del endurecimiento por deformación y de la temperatura y la segunda es dependiente de la velocidad de deformación y de la temperatura. La formulación explícita del modelo se muestra en la Ec. 1:

$$\bar{\sigma}(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p, T) = \frac{E(T)}{E_0} [\sigma_\mu(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p, T) + \sigma^*(\bar{\epsilon}^p, T)] \quad (1)$$

donde  $\sigma_\mu$  es la tensión interna y  $\sigma^*$  es la tensión efectiva. En esta relación el módulo de elasticidad  $E(T)$  depende de la temperatura, formulación fue propuesta originalmente por Klepaczko [11] y dada por la expresión, Ec.2:

$$E(T) = E_0 \left\{ 1 - \frac{T}{T_m} \exp \left[ \theta^* \left( 1 - \frac{T_m}{T} \right) \right] \right\} \quad (2)$$

donde  $E_0$  es el módulo de elasticidad a cero Kelvin,  $T_m$  es la temperatura de fusión y  $\theta^*$  es una constante del material característica de la temperatura homóloga. La formulación explícita de las dos componentes de la tensión es la siguiente, Ecs 3-4:

$$\sigma_\mu(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p, T) = B(\bar{\epsilon}^p, T) (\epsilon_0 + \bar{\epsilon}^p)^n (\dot{\bar{\epsilon}}^p, T) \quad (3)$$

$$\sigma^*(\bar{\epsilon}^p, T) = \sigma_0^* \left\langle 1 - D_1 \left( \frac{T}{T_m} \right) \log \left( \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^{\max}}{\dot{\bar{\epsilon}}^p} \right) \right\rangle^{m^*} \quad (4)$$

donde  $\varepsilon_0$  es el nivel de deformación que define el límite elástico,  $B(\dot{\varepsilon}^p, T)$  es el módulo de plasticidad y  $n(\dot{\varepsilon}^p, T)$  es el exponente del endurecimiento por deformación dependientes ambos de la temperatura y de la velocidad de deformación,  $\sigma_0^*$  es la tensión efectiva a  $T=0K$ ,  $D_1$  es una constante del material,  $\dot{\varepsilon}^{\max}$  es el máximo valor de velocidad de deformación y  $m^*$  es la constante que permite definir la dependencia de la velocidad de deformación y de la temperatura. Una descripción más exhaustiva de este modelo puede encontrarse en [6-10] Los valores de los parámetros que definen el modelo para el acero en estudio se muestran en la Tabla 2.

Tabla 2. Constantes empleadas para definir el acero mild steel ES [7-9]

$E_0$ [GPa]	212	$B_0$ [MPa]	591.6
$g^*$ [-]	0.59	$n_0$ [-]	0.285
$T_m$ [K]	1600	$\varepsilon_0$ [-]	$1.8 \cdot 10^{-2}$
$\dot{\varepsilon}^{\max}$ [ $s^{-1}$ ]	$10^7$	$D_1$ [-]	0.48
$\dot{\varepsilon}^{\min}$ [ $s^{-1}$ ]	$10^{-5}$	$\nu$ [-]	0.2
$C_p$ [ $J kg^{-1} K^{-1}$ ]	470	$\sigma_0^*$ [MPa]	406.3
$\rho$ [ $kg m^{-3}$ ]	7800	$m$ [-]	2.8
$\alpha$ [ $K^{-1}$ ]	$10^{-5}$	$D_2$ [-]	0.19

Por otra parte, el incremento de temperatura del material en condición adiabática debido a la deformación plástica se expresa mediante:

$$\Delta T_{adia} = \frac{\beta}{\rho C} \int_{\varepsilon^e}^{\varepsilon^p} \sigma(\xi, \dot{\varepsilon}^p, T) d\xi \quad (5)$$

donde  $\rho$  es la densidad del material,  $\beta$  es el coeficiente de Taylor–Quinney, ( $\beta=0.9$ ) y  $C_p$  es el calor específico a presión constante. Se asume para el acero un valor de la velocidad de deformación de  $10 s^{-1}$  correspondiente a la transición entre régimen isotermo y adiabático. La ecuación constitutiva RK ha sido implementada mediante una subrutina de usuario en ABAQUS/Explicit usando el algoritmo implícito consistente desarrollado por Zaera y Fernández-Sáez [12]

#### 4. CRITERIO DE FALLO

Para reproducir el proceso de perforación es necesario considerar un criterio de fallo. El uso de criterios de fallo basados en un valor de deformación plástica equivalente está ampliamente extendido en aplicaciones dinámicas. En este trabajo se ha considerado un valor constante para la deformación de fallo,  $\varepsilon_f^p = 1$ , obtenido por aplicación del criterio de Considère,  $(d\sigma/d\varepsilon) = \sigma$ , a la ecuación constitutiva. Este valor de deformación de fractura ha sido empleado de manera satisfactoria para el acero mild steel ES en problemas dinámicos asociados a inestabilidades plásticas [7-8].

#### 5. CONFIGURACIÓN NUMÉRICA

La simulación del problema se ha llevado a cabo utilizando una configuración 3D capaz de reproducir la asimetría del proceso de fractura. Se ha empleado una malla Lagrangiana con simetría radial compuesta por 229 792 elementos hexaédricos de 8 nodos e integración reducida. Se han utilizado 8 elementos a lo largo del espesor de la placa. El coeficiente de fricción se ha considerado  $\mu=0$  correspondiente al caso de condición lubricada. Para el caso de condición seca, el valor de este parámetro se ha obtenido acoplando [6] un desarrollo analítico con datos experimentales, resultando como valor final  $\mu=0.26$ .

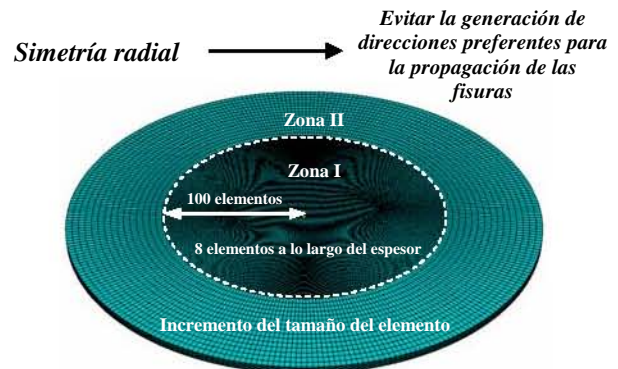


Fig.3. Configuración de la malla utilizada durante las simulaciones numéricas.

#### 6. ANÁLISIS Y RESULTADOS

##### 6.1 Validación

En este tipo problemas es habitual considerar el límite balístico  $V_{bl}$  y el tiempo de fractura como variables de validación [1-4]. En el caso objeto de estudio, se obtuvo numéricamente un valor del límite balístico en condición lubricada  $V_{bl-lub} = 40$  m/s ligeramente inferior al hallado para condición seca  $V_{bl-seca} = 45$  m/s, ambos coincidentes con los valores medidos experimentalmente.

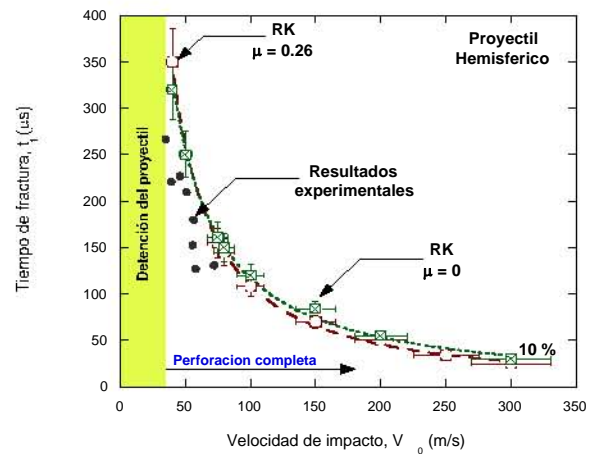


Fig.4. Predicción numérica del tiempo de fractura y comparación con los resultados experimentales

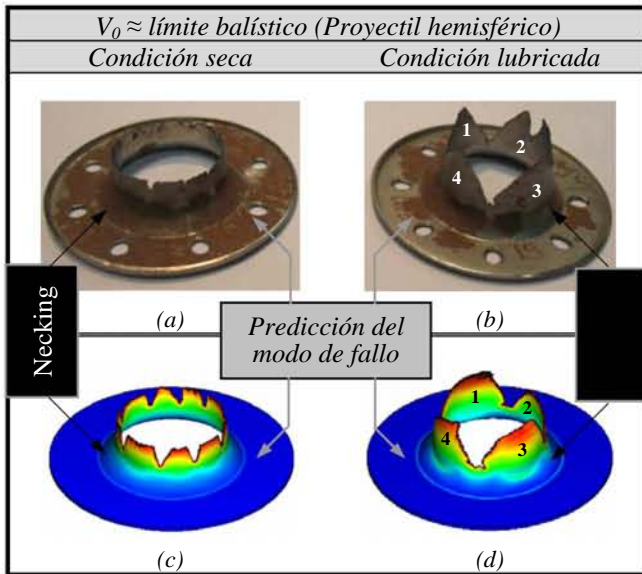


Fig. 5. Modos de fallos observados experimental y numéricamente (proyectil hemisférico)

### 6.2 Influencia de la geometría del proyectil

Con el modelo numérico empleado, se ha realizado un análisis del modo de fallo, teniendo en cuenta la posible influencia de la geometría del proyectil, para cual se han considerado proyectiles cónicos con igual diámetro y masa que los hemisféricos (Fig.6). Para analizar la influencia de los efectos inerciales, el rango de velocidades de impacto empleado en las simulaciones se ha ampliado hasta  $v_0^{\max} = 300 \text{ m/s}$ . En Fig. 7, se observa que la utilización de proyectiles cónicos no produce diferencias entre el modo de fractura para condición seca y lubricada al contrario de lo observado para los proyectiles hemisféricos.



Fig. 6. Geometría y dimensiones de los proyectiles cónicos empleados en las simulaciones numéricas

El uso de proyectiles cónicos reduce las tensiones tangenciales inducidas en la placa evitando la aparición del proceso de *necking* que desembocaría en la eyección de un tapón. Así, el fenómeno de *petalling* se ha observado en todas las condiciones de impacto.

### 6.3 Influencia de la fricción

En el caso de los proyectiles hemisféricos y velocidades cercanas al límite balístico, para condición seca la fractura de la placa se produce debido al *necking* eyectando un tapón como estadio final del proceso de perforación. Sin embargo en caso de condición lubricada el modo de fallo es *petalling* por la mencionada reducción de las tensiones tangenciales, Fig. 8.

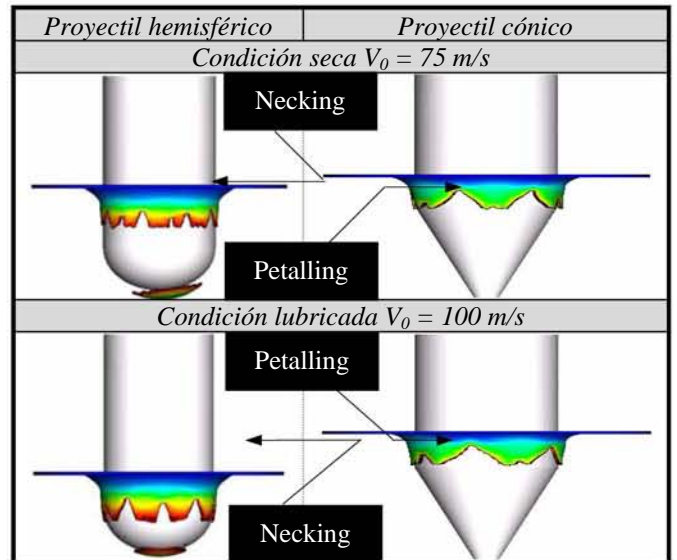


Fig. 7. Modo de fallo inducido mediante proyectiles cónicos y hemisféricos a diferentes velocidades de impacto en condición seca y lubricada.

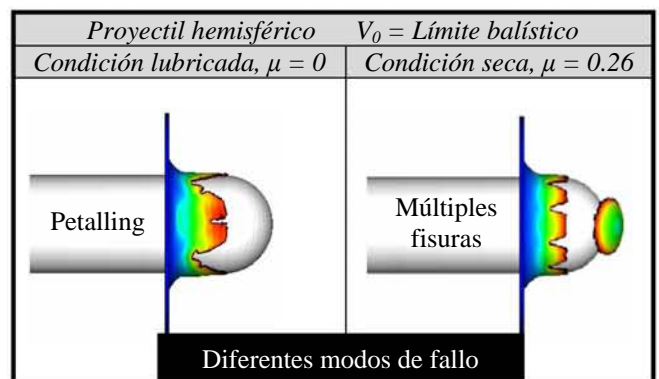


Fig. 8. Modo de fallo inducido por los proyectiles hemisféricos,  $V_0 = V_{bt}$ . Comparación entre condición seca y lubricada.

### 6.4 Influencia de la velocidad de impacto

Para velocidades de impacto  $V_0 > 100 \text{ m/s}$ , el modo de fallo causado por proyectiles hemisféricos es independiente de la fricción, Fig. 9. En todos los casos considerados, el aumento de la velocidad inicial produce un aumento del número de fisuras radiales en la placa. Este fenómeno es debido al incremento de la deformación circunferencial causante de la aparición y progresión de las fisuras que se produce como consecuencia del incremento en la velocidad de impacto.

En Fig. 10 se observa la influencia de la velocidad de impacto en la evolución del nivel de fuerza durante el proceso de perforación. A medida que aumenta la velocidad de impacto el nivel de fuerza obtenido es mayor, debido al efecto del endurecimiento del material causado por la influencia de la velocidad de deformación.



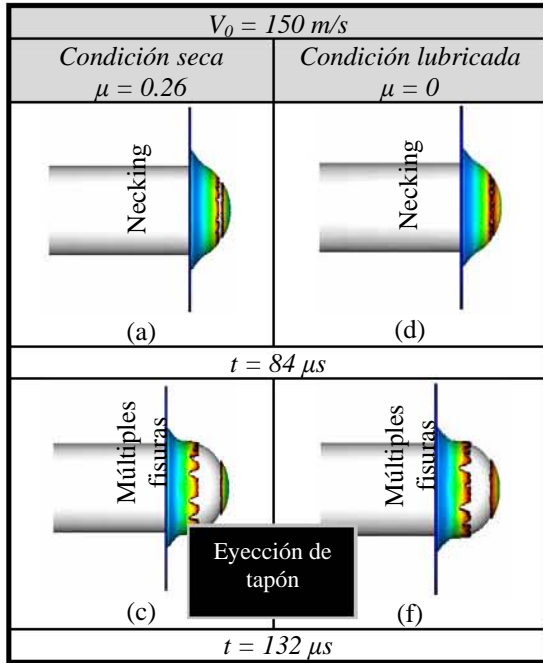


Fig. 9. Modo de fractura inducido por los proyectiles hemisféricos,  $V_0 = 150$  m/s. Comparación entre condición seca y lubricada.

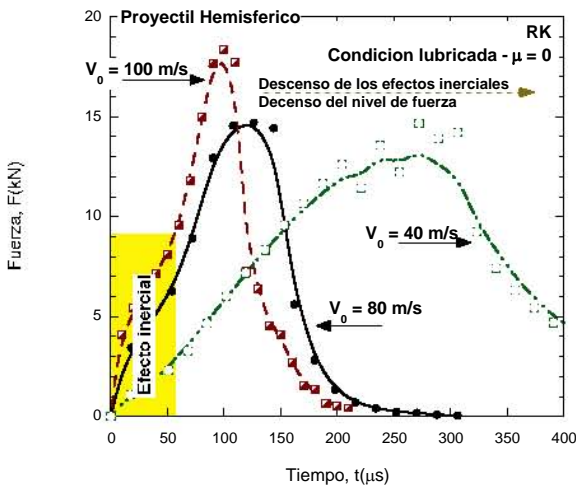


Fig. 10. Resultados numéricos de la evolución fuerza-tiempo para diferentes velocidades de impacto. Projectil hemisférico, condición lubricada.

Para analizar la influencia de la velocidad de impacto en los distintos términos energéticos se ha llevado a cabo un balance energético definido por la Ec. 6:

$$\Delta K_p = W_p + W_f + W_{tp} \quad (6)$$

donde  $\Delta K_p$  es la energía cinética perdida por el proyectil,  $w_p$  es el trabajo plástico,  $w_f$  es el trabajo de fricción y  $w_{tp}$  es la energía cinética transferida a la placa que representa los efectos inerciales. La Fig. 11 muestra la evolución de cada término de energía, adimensionalizado por la energía total, en función de la

velocidad de impacto del proyectil hemisférico para la condición seca y lubricada. Para velocidades de impacto próximas al límite balístico el trabajo plástico representa casi el 100 % de la energía absorbida por la placa en caso de condición lubricada. Esta cantidad se reduce en un 20% en caso de condición seca debido a la contribución de la fricción. Para valores de velocidad crecientes y superiores al límite balístico la influencia de los efectos inerciales en el proceso comienza a ser relevante. Las predicciones numéricas realizadas con proyectiles cónicos han mostrado una tendencia análoga.

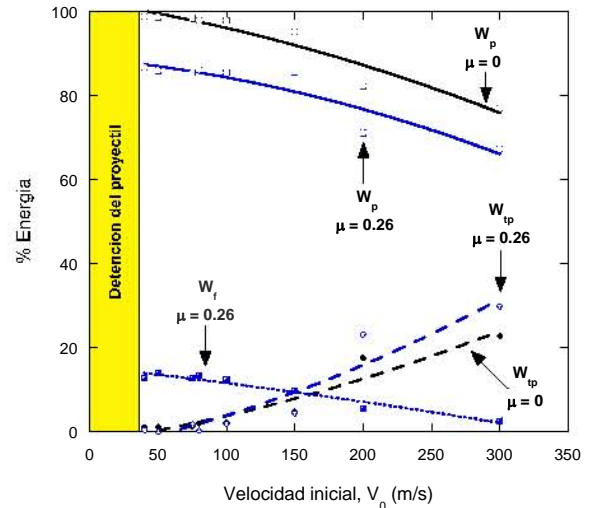


Fig. 11. Evolución de los términos energéticos con la velocidad de impacto: trabajo plástico  $w_p$ , trabajo de fricción  $w_f$  y trabajo transferido a la placa  $w_{tp}$

## 6.5 Estudio del proceso de petalling

El estudio del proceso de *petalling* requiere de un análisis específico. Para este fenómeno existen en la literatura internacional modelos analíticos basados en aspectos energéticos [13] que asocian la aparición de pétalos (4 ó 5) a un mínimo en la absorción de energía por parte de la placa impactada. Esta conclusión es coincidente con las observaciones experimentales y numéricas mostradas en el presente trabajo.

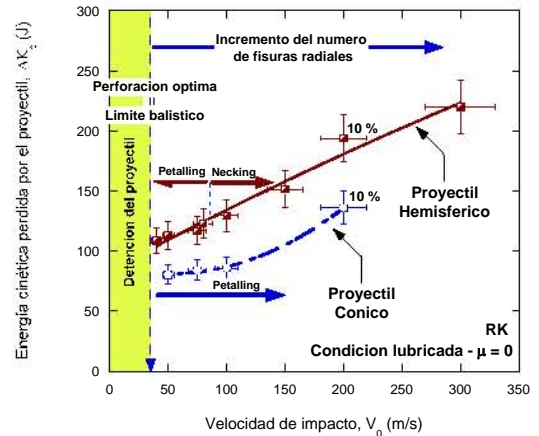


Fig. 12. Estimación numérica de la energía perdida por el proyectil

La mínima energía empleada por el proyectil para la perforación completa de la lámina de acero se produce en el límite balístico para los dos tipos de proyectiles considerados, Fig. 12. Así, tanto para proyectiles cónicos, como hemisféricos en condición lubricada, el número de pétalos que se observan para velocidades de impacto próximas a la del límite balístico es 4 ó 5 (Figs. 13-14).

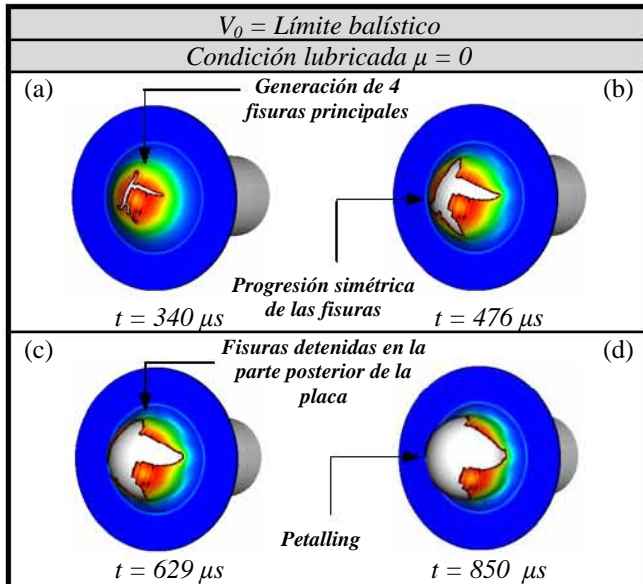


Fig. 13. Proyectil hemisférico: deformación plástica equivalente durante el proceso de petalling,  $V_0 = V_{bl}$ .

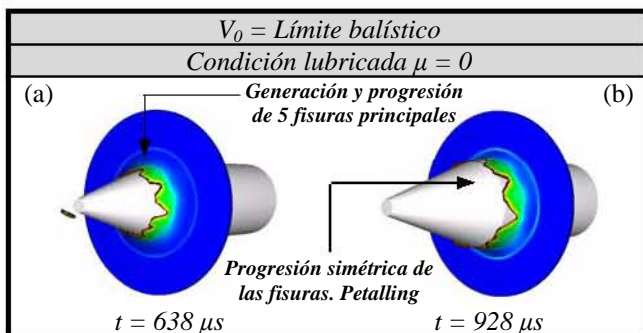


Fig. 14. Proyectil cónico: deformación plástica equivalente durante el proceso de petalling,  $V_0 = V_{bl}$ .

## 7. CONCLUSIONES

En este trabajo se ha analizado el proceso de fallo de láminas de acero sometidas al impacto perpendicular de proyectiles hemisféricos y cónicos. Las conclusiones más relevantes han sido:

La fricción modifica el modo de fallo de las láminas de acero, para velocidades próximas al límite balístico y en el caso de impacto con proyectiles hemisféricos. En cambio para el caso de impacto con proyectiles cónicos no tiene una influencia relevante.

El aumento de la velocidad de impacto produce un aumento de la deformación circunferencial y del número de fisuras radiales en las láminas de acero consideradas.

El trabajo plástico es el término energético dominante para velocidades próximas al límite balístico. Su importancia disminuye con la velocidad y el incremento de los efectos inerciales.

## 8. AGRADECIMIENTOS

Los investigadores de la Universidad Carlos III de Madrid desean agradecer al Ministerio de Educación (proyecto DPI2005-06769) y a la Comunidad Autónoma de Madrid (proyecto CCG06-UC3M/DPI-0796) por el soporte económico que ha permitido la realización de este proyecto. Los investigadores de la Universidad Paul Verlaine de Metz (LPM) desean agradecer el soporte financiero recibido del CNRS-France

## REFERENCIAS

- [1] Arias, A., Rodríguez-Martínez, J.A., Rusinek A. Numerical simulations of impact behaviour of thin steel to cylindrical, conical and hemispherical non-deformable projectiles, Eng Fract Mech (2007), doi:10.1016/j.engfracmech.2007.06.005
- [2] Rusinek, A., Rodríguez-Martínez, J.A., Arias A., Klepaczko J. R., López-Puente J. Influence of conical projectile diameter on perpendicular impact of thin steel plate. Eng. Fract Mech (2008), doi:10.1016/j.engfracmech.2008.01.011
- [3] Borvik, T., Hopperstad, O.S., Langseth, M., Malo, K.A. Effect of target thickness in blunt projectile penetration of Weldox 460 E steel plates. Int J Impact Eng 2003;28:pp.413-464
- [4] Gupta, N.K., Iqbal, M.A., Sekhon, G.S. Effect of projectile nose shape, impact velocity and target thickness on deformation behaviour of aluminium plates. Int J Solids Struct. 2007;44(10):pp.3411-3439
- [5] Piekutowski, A. J. Holes produced in thin aluminium sheets by the hypervelocity impact of aluminium spheres. Int J Imp Eng. 1999;23:pp.711-722
- [6] Rusinek, A. Modélisation thermoviscoplastique d'une nuance de tôle d'acier aux grandes vitesses de déformation. Etude expérimentale et numérique du cisaillement, de la traction et de la perforation, Ph.D. Thesis, Université du Metz; 2000.
- [7] Rusinek, A., Zaera, R., Klepaczko, J.R., Cheriguene, R. Analysis of inertia and scale effects on dynamic neck formation during tension of sheet steel. Acta Mater. 2005;53:pp.5387-5400.
- [8] Rusinek, A., Zaera, R. Finite element simulation of steel ring fragmentation under radial expansion. Int J Impact Eng. 2007; 34, pp.799-822.
- [9] Rusinek A., Zaera R., Klepaczko J. R. Constitutive relations in 3-D for a wide range of strain rates and temperatures – Application to mild steels. Int J Solids Struct. 2007;44:pp.5611-5634
- [10] Rusinek, A., Klepaczko, J.R. Shear testing of sheet steel at wide range of strain rates and a constitutive relation with strain-rate and temperature dependence of the flow stress. Int J Plasticity. 2001; 17, pp.87-115.
- [11] Klepaczko J.R. A general approach to rate sensitivity and constitutive modeling of FCC and BCC metals, in: Impact: Effects of Fast Transient Loadings, A.A. Balkema, Rotterdam, 1998: pp.3-35.
- [12] Zaera, R., Fernández-Sáez, J. An implicit consistent algorithm for the integration of thermoviscoplastic constitutive equations in adiabatic conditions and finite deformations, Int. J. Solids Struct. 2006;43:pp.1594-1612
- [13] Wierzbicki T. Petalling of plates under explosive and impact loading. Int. J. Imp Eng. 1999;22:pp.935-954